

В. И. МИЛЫХ, С. Е. ДЗЕНИС**ЧИСЛЕННО-ПОЛЕВОЙ АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА ЗАЗОРА ПОД ГЛАВНЫМИ ПОЛЮСАМИ В ДВИГАТЕЛЕ ПОСТОЯННОГО ТОКА С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ**

Проведений чисельно-польовий аналіз ефективності ексцентриситету проміжку під головними полюсами в двигуні постійного струму з послідовним збудженням. При зміні ексцентриситету і власне проміжку порівнюються електромагнітні параметри двигуна і розподіл магнітної індукції в активній зоні. Зменшення ексцентриситету і проміжку не призводить до критичного підвищення магнітної індукції під краями головного полюса через реакцію якоря. Тому загрози збільшення максимуму міжламельної напруги на колекторі не очікується.

Ключові слова: двигун постійного струму, головний полюс, ексцентриситет проміжку, магнітне поле, чисельні розрахунки, магнітна індукція, електромагнітні параметри, ефективність.

Проведен численно-полевой анализ эффективности эксцентриситета зазора под главными полюсами в двигателе постоянного тока с последовательным возбуждением. При изменении эксцентриситета и самого зазора сравниваются электромагнитные параметры двигателя и распределение магнитной индукции в активной зоне. Уменьшение эксцентриситета и зазора не приводит к критическому повышению магнитной индукции под краями главного полюса из-за реакции якоря. Поэтому угрозы увеличения максимума межламельного напряжения на коллекторе не ожидается.

Ключевые слова: двигатель постоянного тока, главный полюс, эксцентриситет зазора, магнитное поле, численные расчеты, магнитная индукция, электромагнитные параметры, эффективность.

A numerical-field analysis of the eccentricity efficiency of the gap under the main poles in a DC motor with series excitation is carried out. With a change in the degree of eccentricity and the gap itself, the electromagnetic parameters of the motor and the distribution of magnetic induction in the gap and in the tooth-slot layer are compared. The research is carried out using the example of a 60 kW four-pole DC motor. The elimination of the eccentricity of the gap and its reduction in comparison with the basic design of the DC motor does not lead to a critical redistribution of the magnetic field in the core of the engine. This means that there is no excessive increase in magnetic induction under the edges of the main pole tip due to the reaction of the armature. Therefore, there is no threat of an increase in the local maximum of interlamel voltage on the collector. Consequently, it is possible to improve the efficiency of the DC motor. The use of identified reserves in the selection of the gap below the main poles will lead to a slight increase in the magnetic flux and the DC motor electromagnetic moment. The results of the analysis make it possible to improve the technique for designing DC machines.

Keywords: DC motor, main pole, gap eccentricity, magnetic field, numerical calculations, magnetic induction, electromagnetic parameters, efficiency.

Введение. Принцип действия электрических машин (ЭМ), в том числе и машин постоянного тока (МПТ), основан на взаимодействии магнитных полей [1, 2]. Обоснование важнейших явлений – индуктирования ЭДС в обмотках и силовых действий базируется, как правило, на магнитных полях в зазоре между индуктором и якорем, роли которых в МПТ играют статор и ротор. При этом одной из ключевых расчетных величин является магнитная индукция (МИ).

В классической системе проектирования ЭМ величина МИ в зазоре определяется методом магнитной цепи [3], а форма ее распределения принимается умозрительно с использованием имеющегося опыта экспериментальных исследований. Это распределение «сглаживается», а наличие зубцов сердечников учитывается в расчетах специальными коэффициентами.

В большинстве случаев расчеты магнитного поля ограничиваются рассмотрением действия одной из обмоток, например, индуктора – это общепринятый режим холостого хода (ХХ). В режиме нагрузки, в котором и происходят основные процессы в ЭМ, при действии всех обмоток расчеты магнитных полей в зазоре методом магнитной цепи, как правило, не удаются ввиду чрезмерной сложности и невысокой точности из-за серьезных допущений.

Отказаться от ряда допущений, влияющих на результаты расчета магнитных полей в ЭМ, позволяют численные методы в сочетании с современным компьютерным программным обеспечением [4-6].

Постановка задачи. В Украине и, в частности, Харькове традиционно производятся электрические

машины (ЭМ) классических типов, в том числе и двигатели постоянного тока (ДПТ). Для обеспечения спроса на них необходимо их постоянное совершенствование. В условиях жесткой конкуренции на рынке ЭМ и, соответственно, лимита времени, актуальной является эффективная система проектирования, которая позволяет создавать новые образцы ЭМ быстро и практически без длительной опытной их доводки.

Эффективным решением такой проблемы может быть использование численных методов расчета магнитных полей. Они позволяют учитывать достаточно точно реальную геометрию устройств и нелинейные магнитные свойства ферромагнитных сердечников. Для таких целей широкое распространение получила программа FEMM [5], основанная на методе конечных элементов и ориентированная на расчет двумерных полей. Этого достаточно для ряда ЭМ классической конструкции [1-3]. Но в МПТ, имеющих разные аксиальные длины сердечников, без учета этого фактора получить адекватные результаты расчета магнитных полей в чисто двумерной постановке не удастся [7].

К проблемам использования программы FEMM относится также то, что много времени тратится на формирование *геометрических моделей*, отображающих конструкцию ЭМ, и *физических моделей*, отображающих магнитные свойства материалов и токовые параметры обмоток, а также на извлечение получаемых результатов расчетов и преобразование их в форму, пригодную для дальнейшего использования в процессе проектирования и исследования ЭМ.

Проблемы затрат времени расчетчиков становятся

© В. И. Милых, С. Е. Дзенис, 2018

ся еще более серьезными при многовариантных расчетах ЭМ, в случаях варьирования их геометрий, размерами, токами, положением подвижных частей.

Обусловленные проблемы можно преодолеть автоматизацией построения геометрических и физических моделей ЭМ, расчетов и перебора параметров, а также извлечения, обработки и приведения результатов в необходимую форму. Такие возможности пользователям программы FEMM предоставляет интегрированный в нее алгоритмический язык Lua. И задача теперь заключается в написании соответствующего комплекса программ (*скриптов*). Эта задача является весьма сложной, так как требует владения знаниями в областях ЭМ, программирования и теории магнитных полей. Но решение этой задачи вполне оправдано, так как программа пишется один раз, а используется множество раз и любым количеством пользователей.

Для обеспечения высокой эффективности расчетов МП и электромагнитных параметров в среде FEMM разработан комплекс скриптов Lua для турбогенераторов [8] и трехфазных асинхронных двигателей [9]. Эти программы позволяют многократно повысить производительность расчетчиков и при этом еще обеспечить возможность получения широкого спектра параметров и характеристик, в том числе таких, которые практически недоступны при классических методах проектирования или даже в «ручном» режиме работы с программой FEMM. Требованиями к таким скриптам является универсальность с точки зрения возможного варьирования геометрий и размерами проектируемых ЭМ – при минимуме вводимой исходной информации – и только в числовой форме.

Учитывая имеющийся стабильный спрос в Украине и за рубежом на харьковские ДПТ, авторами разработан аналогичный скрипт для автоматизированного построения их физико-геометрических моделей, и расчетов магнитных полей, электромагнитных параметров и характеристик ДПТ. Этот скрипт достаточно универсален и позволяет оперировать рядом ДПТ с характерными их конструкциями в диапазоне мощностей от единиц до десятков и выше киловатт.

Введение этого скрипта в процесс проектирования МПТ позволяет по-новому взглянуть не некоторой стороны этого процесса.

Целью данной работы является представление принципов и результатов численно-полевого анализа эффективности эксцентриситета зазора под главными полюсами в ДПТ последовательного возбуждения. Как известно, этот эксцентриситет делается для ослабления влияния реакции якоря на основное магнитное поле машины с целью предотвращения недопустимого роста межламельного напряжения на коллекторе в режиме нагрузки. В классической теории МПТ оценка этого, а также определение тока возбуждения при переходе от ХХ к режиму нагрузки делаются на основании весьма приближенного подхода.

Основой представляемого исследования являются численные расчеты магнитных полей по программе FEMM с ее усовершенствованием для учета разнородных аксиальных длин сердечников [7] и под управлением ею созданным скриптом Lua. Последнее «развязало руки» исследователям при выполнении многовариантных расчетов магнитных полей, а также при обработке и выдаче очень значительного объема полу-

чаемой информации. Это практически было трудно преодолеть препятствием при чисто «ручной» работе с программой FEMM, несмотря на заложенную в ней самой и ее интерфейсе эффективность.

Объект исследования. Для расчетного анализа взят четырехполюсный ДПТ мощностью 60 кВт с последовательным возбуждением, который рассчитан на номинальное напряжение $U_N=340$ В и ток $I_N=197$ А. Он имеет число пар полюсов $p=2$, наружные радиусы станины $r_{se}=0,195$ м и сердечника ротора-якоря $r_{re}=0,101$ м, воздушный зазор под центром сердечника главного полюса (СГП) $\delta_g=1,9$ мм; активную длину $l_a=0,23$ м; число пазов ротора $Q=33$. Двухслойная волновая обмотка якоря имеет число пар параллельных ветвей $a=1$ и число активных проводников $N_c=198$. Число витков (на полюс) обмотки возбуждения $N_p=15$ и обмотки добавочных полюсов $N_d=15$.

Конструкторская расчетная модель электромагнитной системы ДПТ в его поперечном сечении изображена на рис. 1.

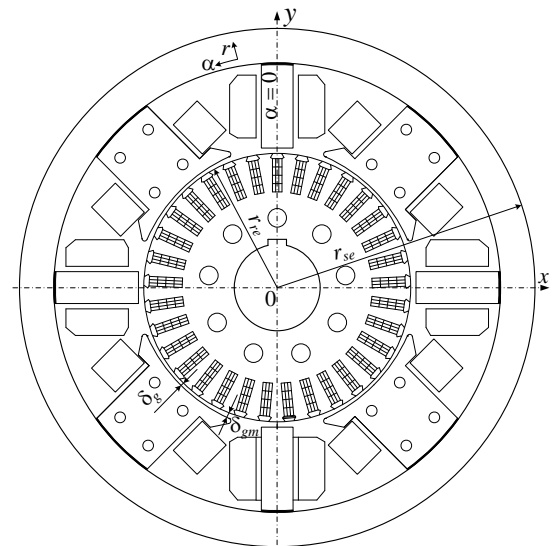


Рис. 1 – Конструкторская модель электромагнитной системы ДПТ в его поперечном сечении

Эксцентриситет зазора под СГП обеспечивается отличием радиуса расточки СГП r_p от радиуса поверхности сердечника ротора r_{re} , что показано на рис. 2. В базовой конструкции ДПТ задано $r_p=122$ мм, что дало максимальный зазор на краю наконечника СГП $\delta_{gm}=3,41$ мм.

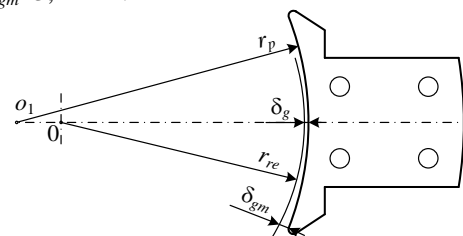


Рис. 2 – Образование эксцентриситета зазора под СГП

Принято, что в расчетной модели ДПТ (рис. 1) по осям x и y располагаются оси сердечников добавочных полюсов (СДП). Кроме прямоугольной системы координат x, y используется полярная система r, α и угол α отсчитывается от вертикальной оси.

В отличие от конструкторской модели (рис.1) в сформированной для расчетов физико-геометрической модели по оси верхнего СДП расположили зубец сердечника ротора, что является более удобным для нумерации пазов и проводников в пазах, которая ведется от верхней полуоси y .

Обусловленные позиции зубца и СДП вместе с заданной системой направлений токов в обмотках обеспечивает позиции всех остальных элементов конструкции ДПТ. Сформированная так физико-геометрическая модель ДПТ представлена на рис. 3. Именно она и воспринимается программой FEMM и делается определенной посредством ввода необходимого комплекта данных из файла исходной информации. Это делается автоматически составленным скриптом Lua, аналогичным скриптам для турбогенераторов и трехфазных асинхронных двигателей [8, 9].

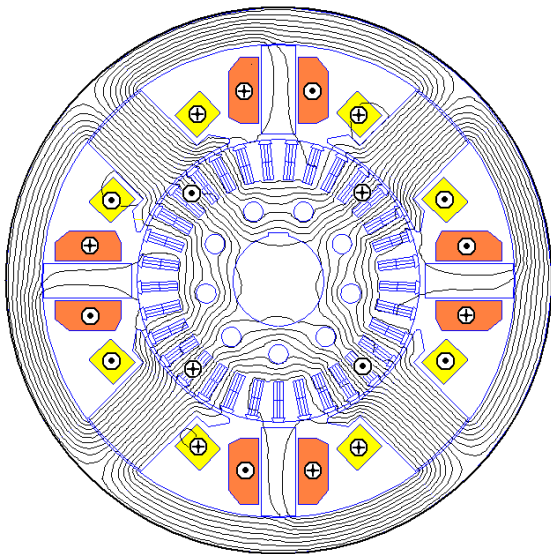


Рис. 3 – Физико-геометрическая модель ДПТ с картиной магнитного поля в режиме нагрузки

Общие принципы расчета магнитных полей.

В поперечном сечении ДПТ (рис. 1) магнитное поле описывается общеизвестным дифференциальным уравнением

$$\operatorname{rot} \left[\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (1)$$

где A_z , J_z – аксиальные составляющие векторного магнитного потенциала (ВМП) и плотности тока; \vec{k} – орт по аксиальной оси z ; μ – абсолютная магнитная проницаемость, которая для ферромагнитных сердечников определяется по их кривой намагничивания.

На внешней поверхности станины принимается условие Дирихле: $A_z=0$. Численный расчет магнитного поля проводится методом конечных элементов, как отмечалось, по общедоступной программе FEMM [5].

Одной из базовых величин магнитного поля, которые принято анализировать, является МИ, вычисляемая по распределению ВМП на основе общего выражения $\vec{B} = \operatorname{rot}(\vec{k} A_z)$. Исходя из этого, например, в полярных координатах составляющие и модуль МИ:

$$B_r = \frac{\partial A_z}{r \partial \alpha}; \quad B_\alpha = -\frac{\partial A_z}{\partial r}; \quad B = \sqrt{B_r^2 + B_\alpha^2}. \quad (2)$$

В шихтованных сердечниках программа FEMM «выдает» значения МИ, «размазанные» на всю их аксиальную длину. Чтобы получить МИ непосредственно для стальных листов, надо делить эти значения на коэффициент заполнения сердечника сталью.

Как уже отмечалось, важным и необходимым при расчете магнитного поля по программе FEMM является учет разнородных длин сердечников ДПТ. Эта разнородная структура представлена на рис. 4 продольными сечениями по осям главного и добавочного полюсов, где обозначены номера и соответствующие аксиальные длины участков магнитопровода.

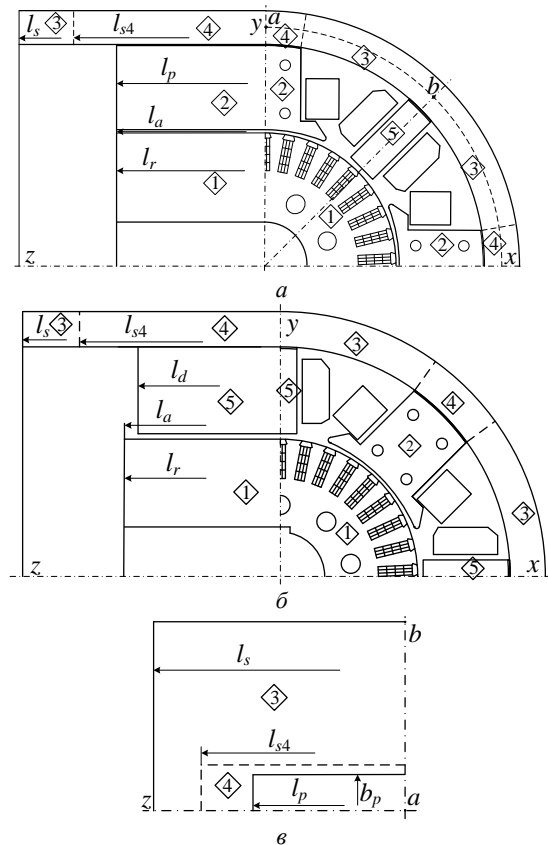


Рис. 4 – Продольно-поперечная расчетная модель ДПТ:
а – продольное сечение по оси главного полюса;
б – продольное сечение по оси добавочного полюса;
в – вид на поверхность станины и торец СГП (симметричная четверть модели)

Учет разнородности аксиальных длин участков проводника по методике, изложенной в [10] и интерпретированной применительно к программе FEMM в [7]. В данном случае, как и в [7], это заключается в следующем.

При расчете магнитного поля в поперечном сечении ДПТ учет различных аксиальных длин проводится корректировкой задаваемых магнитных свойства локальных зон этого сечения.

В качестве таких зон на рис. 4 выделены участки магнитопровода 1-5. Кроме участков 1-3, 5, соответствующих конкретным сердечникам, выделен еще один

под номером 4 в станине в зоне над торцом СГП, его аксиальная длина в первом приближении:

$$l_{s4} = (l_p + l_s) / 2 \quad (3)$$

Для каждой зоны принимается определенная аксиальная длина l_k (здесь и далее индекс k означает номер зоны) и определяется коэффициент приведения

$$K_{l,k} = l_k / l_a \quad (4)$$

к некоторой базовой длине, в качестве которой принята активная длина ДПТ по зазору, определяемая по длинам прилегающих участков – сердечников главного полюса и ротора, а именно:

$$l_a = (l_p + l_r) / 2. \quad (5)$$

Перечень зон-участков в соответствии с рис. 4 представлен в табл. 1 и здесь же даны формулы определения их коэффициентов приведения на основе (4).

Таблица 1 – Представление участков магнитопровода ДПТ с разными аксиальными длинами

Номер участка	Название участка	Коэффициент приведения
1	Сердечник ротора	$K_{lar} = l_r / l_a$
2	Сердечник главного полюса	$K_{lap} = l_p / l_a$
3	Станина основная	$K_{las} = l_s / l_a$
4	Участок станины над СГП	$K_{las4} = l_{s4} / l_a$
5	Сердечник добавочного полюса	$K_{lad} = l_d / l_a$

В зонах с линейными магнитными свойствами, характеризующимися исходным значением абсолютной магнитной проницаемости μ_k , необходимо задавать ее приведенное значение

$$\mu_{c,k} = \mu_k \cdot K_{l,k}. \quad (6)$$

Для ферромагнитных сердечников, характеризующихся определенной кривой намагничивания $B(H)$, необходимо шкалу МИ B изменить применительно к каждой выделенной зоне так:

$$mB_c = mB \cdot K_{l,k}, \quad (7)$$

где mB , mB_c – масштабы по шкале МИ исходной и приведенной кривых намагничивания. Шкала напряженности магнитного поля H сохраняется.

С заданными таким образом магнитными свойствами материалов проводится расчет магнитного поля по программе FEMM в соответствии с ее инструкцией. Все полученные в результате расчета значения полевых параметров (ВМП $A_{z,c}$, МИ B_c и т.д.) будут соответствовать приведенной расчетной модели с единой аксиальной длиной l_a .

Вернуться к исходной модели с разнородными аксиальными длинами надо опять с использованием коэффициента приведения, например, для ВМП и МИ:

$$A_z = \frac{A_{z,c}}{K_{l,k}}; \quad B = \frac{B_c}{K_{l,k}}. \quad (8)$$

В режиме номинальной нагрузки для базового варианта конструкции ДПТ картина магнитного поля для приведенной расчетной модели в виде силовых линий представлена на рис. 3.

Более детализированный фрагмент этой картины при базовом варианте зазора показан на рис. 5, б в

зоне зазора с прилегающими зубцово-пазовой структурой ротора и наконечниками сердечников полюсов. На рис. 5, а и в представлены картины магнитного поля при отсутствии и увеличении эксцентриситета зазора под СГП, соответственно. Размерные данные разных расчетных моделей ДПТ и сравниваемые их параметры представляются далее.

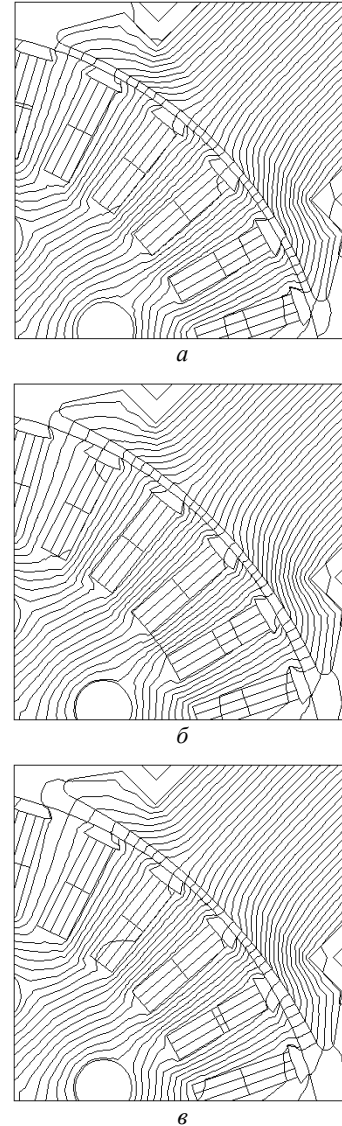


Рис. 5 – Фрагмент картины магнитного поля при разных вариантах зазора под СГП

Теоретическая база для расчета сравниваемых параметров ДПТ при анализе эффективности эксцентриситета зазора под СГП.

Эффективность эксцентриситета зазора определяется через сравнение электромагнитных и энергетических параметров, определяемых соответственно [1-3] и [6] по результатам расчета магнитного поля программой FEMM по представленной методике.

Первоосновой этого является полученное в поперечном сечении ДПТ (рис. 3) распределение ВМП. Через него получают в наглядной форме картины магнитного поля (рис. 3, рис. 5), а также на основе (2) и (8) координатные распределения МИ, которые для сравниваемых вариантов представляются далее.

Магнитный поток, пронизывающий какой либо контур в ДПТ, при двухмерной структуре магнитного поля определяется достаточно просто по формуле:

$$\Phi = (A_{z,1} - A_{z,2}) I_a, \quad (9)$$

где $A_{z,1}$, $A_{z,2}$ – значения ВМП в двух точках, через которые проходят аксиальные боковые стороны контура; I_a – упоминавшаяся уже аксиальная длина приведенной расчетной модели ДПТ.

Конкретно, использовался магнитный поток Φ_a , входящий с сердечник якоря, который определяется по (9), причем точки 1 и 2 брались на его поверхности по осям СДП. Результат определялся как среднее значения магнитного потока на четырех полюсных делениях ДПТ.

Из уравнения равновесия напряжений в двигателем режиме МПТ определяется ЭДС обмотки якоря МПТ:

$$E_a = U_a - I_a R_{as} - 2 \cdot \Delta U_{br}, \quad (10)$$

где U_a , I_a – напряжение на входных зажимах всей якорной цепи и ее ток; ΔU_{br} – падение напряжения в щеточно-коллекторном контакте на один щеточный бракет; $R_{as} = R_a + R_d + R_p$ – суммарное сопротивление якорной цепи при расчетной температуре, которое при последовательном возбуждении складывается из сопротивлений обмоток якоря R_a , добавочных полюсов R_d и возбуждения R_p .

Частота вращения выражается формулой, об/мин:

$$n_r = \frac{E_a}{C_E \Phi_a}. \quad (11)$$

где $C_E = \frac{p N_c}{60 a}$ – конструктивная постоянная ДПТ для ЭДС обмотки якоря.

Электромагнитный момент якоря (ЭММ):

$$M_{em} = C_M \Phi_a I_a, \quad (12)$$

где $C_M = \frac{p N_c}{2 \pi a}$ – конструктивная постоянная ДПТ для ЭММ.

Потребляемая из питающей сети электрическая мощность (здесь и далее все мощности и потери в Вт):

$$P_{in} = U_a I_a. \quad (13)$$

Выходная механическая мощность, отдаваемая с вала ротора:

$$P_{out} = P_{in} - \Delta P, \quad (14)$$

где ΔP – потери мощности, состоящие из ряда составляющих:

$$\Delta P = P_{el} + P_{mag} + P_{mec} + P_E + P_{ad}. \quad (15)$$

Эти составляющие определяются следующим образом.

Электрические потери в цепи тока якоря:

$$P_{el} = P_{ela} + P_{eld} + P_{elp} + P_{elbr}, \quad (16)$$

где $P_{ela} = R_a I_a^2$, $P_{eld} = R_d I_a^2$, $P_{elp} = R_p I_p^2$ – потери в обмотках якоря, добавочных полюсов и возбуждения; $P_{elbr} = 2 \cdot \Delta U_{br} I_a$ – потери в щеточно-коллекторных контактах.

Магнитные потери мощности в сердечнике якоря $P_{mag} = P_{magta} + P_{maga}$, вызываемые его перемагничиванием с частотой

$$f_a = \frac{p n_r}{60}, \quad (17)$$

складываются из соответствующих потерь в зубцах P_{magta} и спинке сердечника якоря P_{maga} и вычисляются по эмпирической формуле:

$$P_{magFe} = K_{mag} P_{1,0/50} \left(\frac{f_a}{50} \right)^{1,5} m_{Fe} B_{Femid}^2, \quad (18)$$

где $P_{1,0/50}$ – удельные потери (Вт/кг) в стали при МИ 1 Тл и частоте перемагничивания 50 Гц, которые берутся из справочных данных для конкретной стали; m_{Fe} – масса соответствующей части ферромагнитного сердечника, кг;

B_{Femid} – среднее значение амплитуды МИ в сердечнике, Тл;

K_{mag} – коэффициент магнитных потерь, определяемый опытным путем и зависящий от технологии штамповки стальных листов, сборки их в пакет и др. (в данном случае было принято $K_{mag} = 2,3$).

В (18) вместо величин m_{Fe} и B_{Femid} для расчета магнитных потерь в зубцах и спинке якоря берутся соответствующие им массы m_{ta} и m_{ya} , и значения

МИ B_{tamid} – в среднем сечении зубца; B_{ya} – в спинке якоря.

Механические потери мощности складываются из составляющих:

$$P_{mec} = P_{mecbe} + P_{mecbr} + P_{ven} + P_{air}, \quad (19)$$

где P_{mecbe} , P_{mecbr} – потери на трение в подшипниках и щеток о коллектор; P_{ven} – вентиляционные потери (потребляемая мощность вентилятора, который продувает воздух для охлаждения машины), P_{air} – на трение подвижных частей о воздух.

Достаточно адекватным является вычисление потерь мощности на трение щеток о коллектор:

$$P_{mecbr} = 9,81 \cdot k_m S_{brs} p_{br} v_c, \quad (20)$$

где k_m – коэффициент трения щеток о коллектор, находящийся в пределах 0,2–0,3 в зависимости от марки щеток; можно принять среднее значение 0,25;

окружная скорость коллектора (м/с):

$$v_c = \frac{\pi d_c n_r}{6 \cdot 10^4}, \quad (21)$$

где d_c – диаметр коллектора (мм); p_{br} – удельное давление на щетку, равное в среднем 0,2 кГ/см²;

площадь контакта всех комплектов щеток (мм²), определяемая по формуле:

$$S_{brs} = 2 p n_b b_b l_b \cdot 10^{-2},$$

где n_b – число щеток одного бракета; b_b , l_b – ширина и длина щетки, соответственно (мм).

Формул для расчета остальных составляющих механических потерь даже такого уровня точности,

как для предыдущих потерь, нет. В практике проектирования МПТ используются эмпирические формулы, либо формулы по экспериментально полученным графическим функциям.

В данной работе остальные составляющие механических потерь мощности из (19) определялись в наиболее достоверной форме на основе экспериментальных исследований двигателя-аналога, полученные при его частоте вращения n_{an} , а именно:

общие потери на вентиляцию и трение о воздух:

$$P_{mecvenair} = [P_{mecan} - (P_{bearan} + P_{mecban})] \left(\frac{n_r}{n_{an}} \right)^3; \quad (22)$$

потери на трение в подшипниках:

$$P_{mecbea} = P_{bearan} \frac{n_r}{n_{an}}, \quad (23)$$

где представлены механические потери мощности двигателя-аналога: P_{mecan} – суммарные, P_{bearan} – в подшипниках, P_{mecban} – на трение щеток о коллектор.

Тогда суммарные механические потери мощности исследуемого ДПТ при его частоте вращения n_r :

$$P_{mec} = P_{mecvenair} + P_{mecbea} + P_{mecbr}. \quad (24)$$

Добавочные потери мощности в ДПТ рассматриваемого типа могут составлять до 1% от подводимой мощности и определяются по формуле:

$$P_{ad} = 0,01 \cdot \frac{P_N}{\eta_N}, \quad (25)$$

где P_N , η_N – его номинальная мощность и КПД.

Из численно-полевого расчета получается электромагнитный момент (ЭММ), определяемый через тензор магнитного натяжения Максвелла [5, 6]:

$$M_{emT} = \frac{l_a}{\mu_0(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} B_r B_\alpha r dS, \quad (26)$$

где B_r и B_α – радиальная и угловая составляющие МИ; $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; r_r и r_s – радиусы окружностей, ограничивающих поперечную площадь зазора S_δ со стороны ротора и полюсов (в скрипте Lua есть конкретная программная процедура, которая обеспечивает вычисление M_{emT}).

Этот ЭММ является аналогом ЭММ по (12). Тогда электромагнитная мощность, может определяться либо через M_{em} , либо через M_{emT} , а именно:

$$P_{emM} = \frac{\pi n_r M_{emT}}{60} \quad (27)$$

И в этом случае выходная мощность ДПТ, в отличие от (14), получается за вычетом потерь мощности в роторе, то есть:

$$P_{out} = P_{emM} - P_{mag} - P_{mec} - P_{ad}, \quad (28)$$

где даны уже рассмотренные потери мощности.

Сравнительный анализ магнитных полей и электромагнитных параметров ДПТ при варьировании зазора под СГП.

Первый цикл варьирования зазора заключался в изменении радиуса расточки наконечника СГП r_{p1} и соответствующем изменении зазора на краях наконечника δ_{gm} (рис. 1 и рис. 2). При этом зазор под сере-

диной СГП δ_g оставался неизменным (1,9 мм), а напряжение U_a и ток I_a якорной цепи были равны заданным номинальным значениям.

Данные расчетов для пяти рассмотренных вариантов эксцентриситета зазора $ex\delta 1-ex\delta 5$ представлены в табл. 2, причем вариант $ex\delta 3$ соответствует базовой конструкции ДПТ (рис. 1), а вариант $ex\delta 1$ – равномерному зазору. Фрагменты картин магнитного поля, уже показанные на рис. 5, соответствуют вариантам $ex\delta 1$, $ex\delta 3$ и $ex\delta 5$ из этой таблицы.

Таблица 2 – Сравнение параметров ДПТ при разном эксцентриситете зазора под главными полюсами

Вариант	r_{p1} , мм	δ_{gm} , мм	Φ_a , Вб	M_{em} , Н·м	n_r , об/мин	P_{out} , кВт	M_{emT} , Н·м
$ex\delta 1$	103,4	1,95	18,50	229,7	2594	59,73	227,6
$ex\delta 2$	112,7	2,75	17,95	222,9	2673	59,66	220,7
$ex\delta 3$	122,0	3,41	17,52	217,5	2739	59,60	215,1
$ex\delta 4$	131,3	3,97	17,15	213,0	2798	59,55	210,9
$ex\delta 5$	140,6	4,45	16,85	209,2	2848	59,51	206,8

Диапазон изменения зазора на краю наконечника δ_{gm} составил 131,6% от δ_g , а изменение эксцентриситета зазора $(\delta_{gm} - \delta_{g0})/\delta_{g0}$ – от 0,026 до 1,34 о.е.

Изменение магнитного потока Φ_a и электромагнитного момента составило 9,4%, частоты вращения n_r – 9,3%, выходной мощности – на 0,37%; электромагнитного момента через ТМН M_{emT} – на 9,6%.

Отметим, что значения M_{em} и M_{emT} достаточно близки, хотя есть и очевидные отличия. При этом значения ЭММ M_{emT} можно считать более достоверными, так как формула (26) интегрально учитывает всю структуру магнитного поля на активной части ДПТ. А вот значения M_{em} определены через магнитный поток Φ_a , берущийся на поверхности сердечника якоря, а его взаимодействие с токами якоря происходит на высоте всего зубцово-пазового слоя якоря. Поэтому надо, в принципе, определять некоторый интегрально усредненный магнитный поток по толщине этого слоя.

Кроме электромагнитных параметров, представленных в табл. 2, интерес представляет координатное распределение МИ в зазоре и прилегающих частях сердечников ДПТ. Ведь именно «перекос» в распределении МИ в зазоре под действием реакции якоря считается в теории МПТ угрожающим увеличением межламельного напряжения на коллекторе [1-3].

Сразу отметим, что все последующие распределения МИ даются по линиям окружности конкретного радиуса на двух полюсных делениях и в зависимости от угловой координаты α (τ_p – полюсное деление), и, главным образом, для радиальной составляющей МИ B_r , которая, как считается, является основой электромагнитных процессов в якоре.

На рис. 6 представлены распределения МИ для базового варианта ДПТ. График 1 – распределение модуля МИ на линии посередине наконечника главного полюса. Эта кривая проявляет уровень насыщения стали в пределах дуги наконечника, а также ожидаемый очевидный перекося распределения МИ.

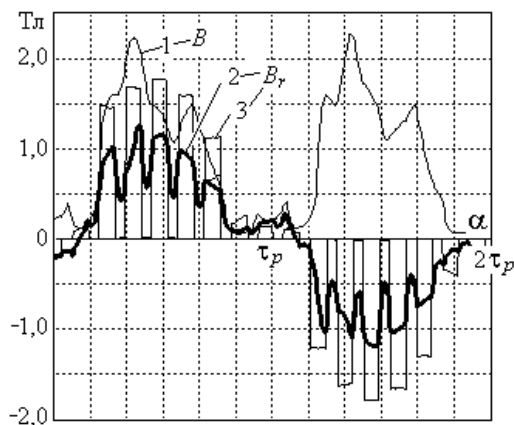


Рис. 6 – Распределения МИ для базовой конструкции ДПТ:
1 – модуль МИ B на радиальном уровне наконечника СГП;
2 – составляющая МИ B_r на среднем уровне зазора;
3 – B_r на среднем уровне зубцово-пазового слоя якоря

В зазоре и в зубцово-пазовом слое перекося (различия под разными краями наконечника СГП) распределения B_r , хотя и есть, но относительно небольшой. Особенно важно последнее распределение, так как, что отмечено выше, именно в зубцово-пазовом слое происходит возбуждение ЭДС в секциях обмотки якоря, которая формирует и распределение межламельного напряжения на коллекторе. Очевидно, что наибольшее значение МИ на кривых 2 и 3 находится под серединой СГП и оно соответствует режиму ХХ. Таким образом, угрожающих изменений в распределении МИ под действием реакции якоря не происходит.

То же самое можно отметить и по графикам функций $B_r(\alpha)$ в зазоре (рис. 7) и на среднем уровне зубцово-пазового слоя (рис. 8) для вариантов $\delta 1$ и $\delta 5$, соответствующих вариантам $ex\delta 1$ и $ex\delta 5$ из табл. 2 при отсутствии и при максимальном эксцентриситете. Но при этом магнитная индукция под краями наконечника СГП в первом случае существенно больше. Соответственно, как показывает табл. 2, при отсутствии эксцентриситета полезные величины Φ_a и M_{em} заметно больше по сравнению с вариантом максимального эксцентриситета.

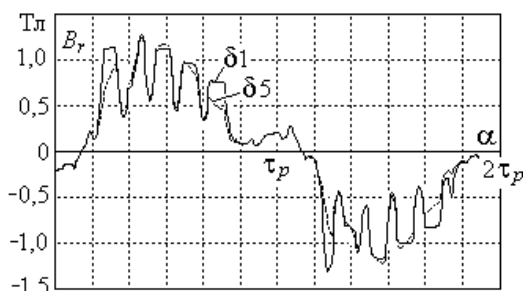


Рис. 7 – Распределение радиальной составляющей МИ в зазоре при отсутствии и максимальном эксцентриситете

Обратное изменение частоты вращения естественно при неизменной входной мощности и практически одинаковой выходной мощности (различия в P_{out} происходят из-за изменения магнитных и механических потерь мощности).

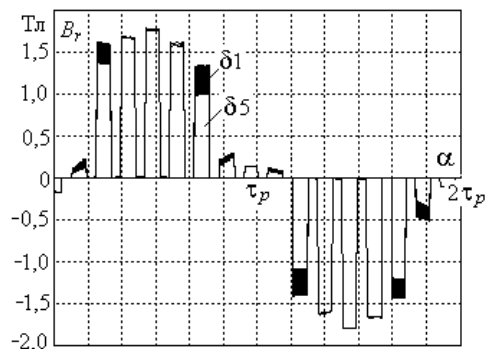


Рис. 8 – Распределение радиальной составляющей МИ в зубцово-пазовом слое якоря при отсутствии и максимальном эксцентриситете

Полученные результаты навели на мысль продолжить исследование ДПТ с равномерным зазором под СГП, но при его уменьшении. Результаты таких расчетов для трех значений зазора δ_g представлены в табл. 3, где вариант $ex\delta 1$ тот же, как и в табл. 2.

Соответствующие графики распределения МИ $B_r(\alpha)$ в зазоре (рис. 9) и на среднем уровне зубцово-пазового слоя (рис. 10) для крайних значений зазора, соответствующих вариантам $ex\delta 1$ и $ex\delta 1b$ из табл. 3 (кривые 1 и 2, соответственно).

Таблица 3 – Сравнение параметров ДПТ при разных значениях зазора под СГП, но без эксцентриситета

Вариант	δ_g , мм	δ_{gm} , мм	Φ_a , Вб	M_{em} , Н·м	n_r , об/мин	P_{out} , кВт	M_{emT} , Н·м
$ex\delta 1$	1,9	1,95	18,50	229,7	2594	59,73	227,6
$ex\delta 1a$	1,4	1,50	19,36	240,3	2479	59,80	238,4
$ex\delta 1b$	0,9	1,04	20,14	250,1	2382	59,85	245,6

Увеличение значений электромагнитных параметров Φ_a и M_{em} при уменьшении зазора естественно и очевидно: при уменьшении зазора δ_g под центром СГП на 52,6% произошло увеличение магнитного потока Φ_a на 8,86% и электромагнитного момента M_{em} на 8,88%. Изменения при этом частоты вращения n_r на 8,17% и выходной мощности на 0,37% происходит по причинам, которые уже были пояснены выше.

При полезном увеличении электромагнитных параметров критических изменений в распределении МИ не произошло. И хотя в зазоре есть под краем СГП некоторое превышение МИ над ее значением под серединой полюса (рис. 9), в зубцово-пазовом слое это нивелируется (рис. 10).

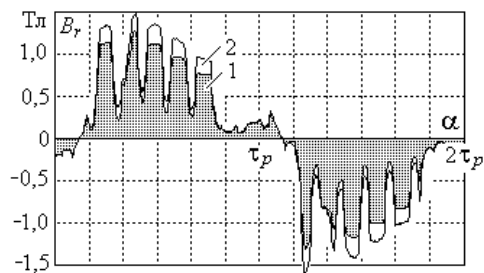


Рис. 9 – Распределение радиальной составляющей МИ в зазоре для вариантов: 1 – $ex\delta 1$ и 2 – $ex\delta 1b$ из табл. 3

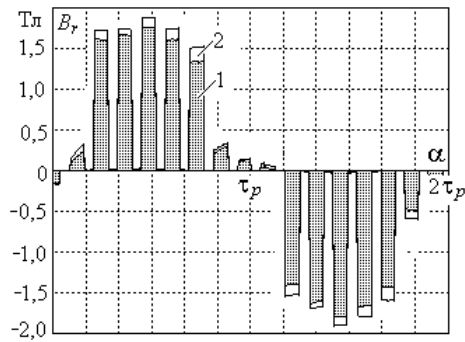


Рис. 10 – Распределение радиальной составляющей МИ в зубцово-пазовом слое для вариантов: 1 – exδ1 и 2 – exδ1b

Еще были рассмотрены выявленные тенденции в распределении МИ при разных значениях тока якорной цепи. Для сравнения с базовым значением $I_a=197$ А были взяты также уменьшенное и увеличенное вдвое значения этого тока. Результаты расчетов представлены в табл. 4 для вариантов максимального и минимального значений зазора δ_g при отсутствии эксцентриситета.

Таблица 4 – Сравнение параметров ДПТ при разных токах якоря и зазорах под СГП без эксцентриситета

Вариант	I_a , А	δ_g , мм	δ_{gm} , мм	Φ_a , Вб	M_{em} , Н·м	n_r , об/мин
exδ1	98,5	1,9	1,95	13,52	83,9	3669
	197	1,9	1,95	18,50	229,7	2594
	394	1,9	1,95	22,26	542,2	2011
exδ1b	98,5	0,9	1,04	16,50	101,6	3007
	197	0,9	1,04	20,14	250,1	2382
	394	0,9	1,04	23,07	558,8	1941

Это же было повторено при наличии эксцентриситета в базовом варианте и с максимальным эксцентриситетом при базовом значении зазора под центром СГП $\delta_g=1,9$ мм (табл. 5). Иллюстрация распределения $B_r(\alpha)$ представлена на рис. 11 для базового варианта конструкции. Из табл. 5 и рис. 11 очевидно, что выявленные тенденции в изменениях электромагнитных параметров ДПТ и распределениях МИ под главными полюсами при изменении тока якорной цепи сохраняются.

Таблица 5 – Сравнение параметров ДПТ при разных токах и эксцентриситетах зазора под СГП при $\delta_g=1,9$ мм

Вариант	I_a , А	δ_{gm} , мм	Φ_a , Вб	M_{em} , Н·м	n_r , об/мин	P_{out} , кВт	M_{emT} , Н·м
exδ3	98,5	3,41	12,23	75,3	4056	28,64	75,9
	197	3,41	17,52	217,5	2739	59,60	215,1
	394	3,41	21,72	528,8	2061	114,10	539,4
exδ5	98,5	4,45	11,41	70,2	4347	28,40	70,8
	197	4,45	16,85	209,2	2848	59,52	206,8
	394	4,45	21,34	519,6	2098	114,06	529,8

Исключение эксцентриситета и даже уменьшение зазора под главными полюсами приводит к повышению эффективности работы ДПТ, не создавая при этом угроз критического перераспределения МИ в его активной зоне под действием реакции якоря.

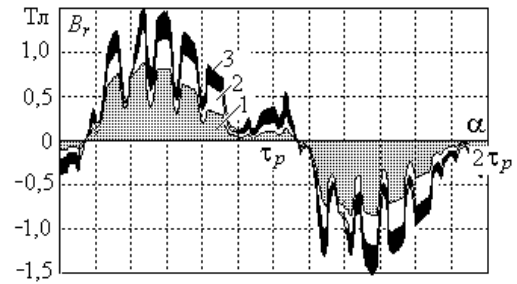


Рис. 11 – Распределение радиальной составляющей МИ в зазоре для базового варианта конструкции при разных значениях тока I_a : 1 – 98,5 А; 2 – 197 А; 3 – 394 А

Для машин с независимым и параллельным возбуждением надо провести отдельно аналогичные исследования, так как в них при изменении тока якорной цепи изменяющаяся реакция якоря действует на фоне неизменного магнитного поля обмотки возбуждения.

В завершение проведены расчеты для рассматриваемого ДПТ в условном режиме XX, когда ток был задан только в обмотке возбуждения. При этом рассмотрены варианты exδ3 – базовой конструкции СГП, и exδ1 – при отсутствии эксцентриситета. Эти же варианты рассматривались в табл. 2 и здесь повторены частично в табл. 6 вместе с результатами для режима XX. Очевидным является изменение магнитного потока при изменении эксцентриситета и при переходе от XX к номинальной нагрузке.

Таблица 6 – Сравнение параметров ДПТ при разном эксцентриситете зазора под СГП и в разных режимах

Режим	Вариант	r_{p1} , мм	δ_{gm} , мм	Φ_a , Вб
Холостой ход	exδ1	103,4	1,95	18,50
	exδ3	122,0	3,41	17,52
Номинальная нагрузка	exδ1	103,4	1,95	19,17
	exδ3	122,0	3,41	18,34

Картина магнитного поля в режиме XX для базовой конструкции ДПТ в целом дана на рис. 12 и в виде фрагмента на рис. 13, что аналогично рис. 3 и рис. 5.

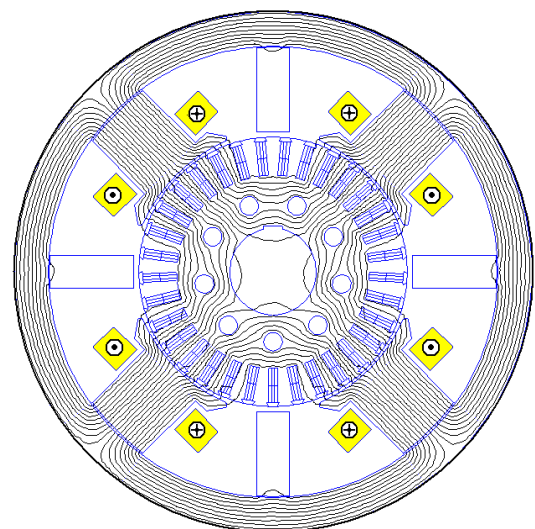


Рис. 12 – Полная картина магнитного поля для базовой конструкции ДПТ в режиме XX

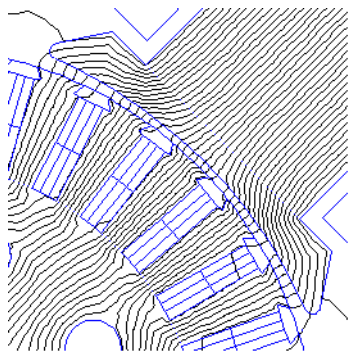


Рис. 13 – Фрагмент картины магнитного поля для базовой конструкции ДПТ в режиме XX

Распределение магнитной индукции в активной зоне под СГП для режима XX изображено на рис. 14 для двух вариантов конструкции, представленных в табл. 6. Эти распределения являются аналогами того, что показано на рис. 6 для режима номинальной нагрузки ДПТ.

Сравнение взаимосопоставляемых результатов показывает, какие изменения происходят в ДПТ при переходе от режима XX к номинальной нагрузке.

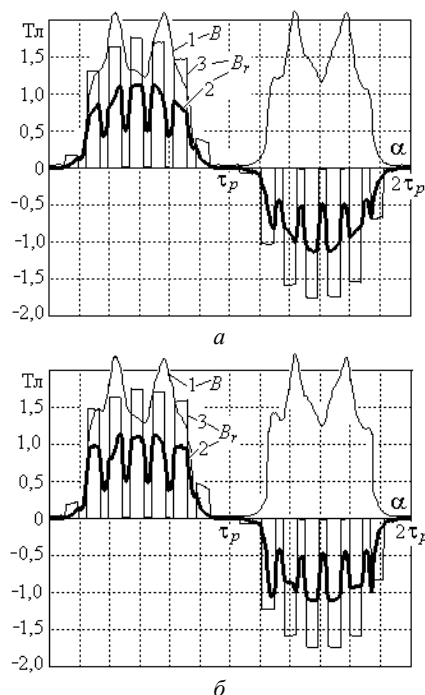


Рис. 14 – Распределения МИ в режиме XX:

а – для базовой конструкции ДПТ;

б – для модели при отсутствии эксцентриситета:

1 – модуль МИ B на радиальном уровне наконечника СГП;

2 – составляющая МИ B , на среднем уровне зазора;

3 – B_r на среднем уровне зубцово-пазового слоя якоря

Выводы.

1. Численно-полевой анализ электромагнитных параметров и распределений магнитной индукции при изменении эксцентриситета зазора под главными полюсами и самого зазора позволил выявить аспекты, которые ранее были недоступны при использовании расчета магнитного поля в МПТ классическим методом магнитной цепи.

2. Исключение эксцентриситета зазора и даже

уменьшение величины зазора, по сравнению с базовой конструкцией рассмотренного ДПТ, спроектированного на основе классических методов, не приводит к таким изменениям распределения магнитной индукции в активной зоне машины, которые приводили бы к ее повышению под краями наконечника СГП под действием реакции якоря. Таким образом, угрозы увеличения локального максимума межламельного напряжения на коллекторе не наблюдается.

3. За счет изменений величины зазора под сердечниками главных полюсов и его эксцентриситета можно увеличить магнитный поток и электромагнитный момент ДПТ на несколько процентов, что в конечном итоге приведет к соответствующим увеличениям полезной мощности и КПД машины. Это особенно важно при современных требованиях к энергоэффективности электрических машин в условиях жесткой конкуренции на их рынке.

4. Для принятия конкретных решений по уточнению конструктивных решений относительно СГП и размера зазора следует продолжить исследования на основе численно-полевого подхода с целью непосредственного определения межламельного напряжения на коллекторе, а также дополнительных потерь мощности в наконечнике этого сердечника.

5. Результаты исследований показали, что благодаря использованию численно-полевых расчетов при проектировании МПТ, возможно уточнение в части их электромагнитных параметров.

Список литературы

1. Вольдек А. И. Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы / А. И. Вольдек, В. В. Попов. – СПб.: Питер, 2008. – 320 с.
2. Остапешевский М. О. Електричні машини і трансформатори: навчальний посібник / М. О. Остапешевський, О. Ю. Юр'єва; за ред. В. І. Міліх. – Харків: ФОП Панов А.Н., 2017. – 482 с.
3. Копылов И. П. Проектирование электрических машин / И. П. Копылов, Ф. А. Горяинов, Б. К. Клоков и др. Под ред. И. П. Копылова. – М.: Издательство Юрайт, 2011. – 767 с.
4. Bianchi Nicola. Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material) / Nicola Bianchi // CRC Press, Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005. – 276 p.
5. Meeker D. Finite Element Method Magnetics. FEMM 4.2 32 bit 11 Oct 2010 Self-Installing Executable. – Режим доступа: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>. – Дата обращения: 10 марта 2014 г.
6. Милых В. И. Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Электротехника і електромеханіка. – 2006. – №2. – С. 40-46.
7. Милых В. И. Расчетно-экспериментальное тестирование программы FEMM и преодоление проблем её использования для расчета магнитного поля электрических машин / В. И. Милых, И. В. Поляков, Н. В. Полякова, Е. И. Штангеев // Электротехника і електромеханіка. – 2004. – №3. – С. 38-43.
8. Милых В. И. Автоматизированное формирование расчетных моделей турбогенераторов для программной среды FEMM / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Электротехника і електромеханіка. – 2015. – №4. – С. 7-14.
9. Милых В. И. Автоматизированное формирование расчетных моделей трехфазных асинхронных двигателей для программной среды FEMM / В. И. Милых // Вісник НТУ «ХП». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2017. – № 1(1123). – С. 3-15.
10. Милых В. И. Расчет электромагнитного поля в поперечном сечении электрических машин / В. И. Милых // Электротехника. – 1982. – №12. – С. 46-49.

References (transliterated)

1. Voldek A. I., Popov V. V. *Elektricheskie mashiny. Vvedeniye v elektromekhaniku. Mashiny postoyannogo toka i transformatory* [Electrical Machines. Introduction to electromechanics. DC machines and transformers], SPb, Piter Publ, 2008, 320 p. (Rus)
2. Ostashevskyy M.O., Yuryeva O.Yu. *Elektrychni mashyny i transformatory* [Electric Machines and Transformers]: Textbook / ed. V.I. Milykh. Kharkiv: FOP Panov A.N, 2017, 482 p. (Ukr)
3. Kopylov I. P., Goryainov F. A., Klokov B. K. *Proektirovaniye elektricheskikh mashin* [Design of electrical machines]. Moscow, Yurait Publ, 2011, 767 p. (Rus)
4. Bianchi, Nicola. *Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material)*. CRC Press, Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005, 276 p.
5. Meeker, D. "Finite Element Method Magnetics: OldVersions." *Finite Element Method Magnetics: HomePage*. DavidMeeker, 11 October 2010. Web. 10 March 2014
<<http://www.femm.info/wiki/OldVersions>>
6. Milykh V. I., Polyakova N. V. *Opreделение elektromagnitnykh parametrov elektricheskikh mashin na osnove chislennykh raschetov magnitnykh poley* [Determination of electromagnetic parameters of electric machines based on numerical calculations of magnetic field]. *Electrotekhnika i Electromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2006, no.2, pp. 40-46. (Rus)
7. Milykh V.I., Polyakov I.V., Polyakova N.V., Shtangeev Ye.I. *Raschetno-eksperimental'noye testirovaniye programmy FEMM i preodoleniye problem yeyo ispol'zovaniya dlya rascheta magnitnogo polya elektricheskikh mashin* [Analytical-Experimental Testing of FEMM Program and Overcoming of Problems of its Application to Electrical Machine Magnetic Field Computations]. *Electrotekhnika i Electromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2004, no.3, pp. 38-43. (Rus)
8. Milykh V.I., Polyakova N.V. *Avtomatizirovannoe formirovaniye raschetnykh modeley turbogeneratorov dlya programmy sredy FEMM* [Automated formation of calculation models of turbogenerator for software environment FEMM]. *Electrotekhnika i Electromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2015, no. 4, pp. 7-14. (Rus)
9. Milykh V.I. *Avtomatizirovannoe formirovaniye raschetnykh modeley trekhfaznykh asinhronnykh dvigateley dlya programmy sredy FEMM* [Automated formation of calculation models of a three-phase induction motors for software environment FEMM] // *Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion"*. 2017, no 1(1123). pp. 3–15. (Rus)
10. Milykh V.I. *Raschet elektromagnitnogo polya v poperechnom sechenii elektricheskikh mashin* [Calculation of the electromagnetic field in the cross section of electrical machines] *Electrotekhnika – Electrical engineering*. 1982, no. 12, pp. 46-49.

Поступила (received) 06.03.2018

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Чисельно-польовий аналіз ефективності ексцентриситету проміжку під головними полюсами в двигуні постійного струму з послідовним збудженням / В. І. Мільх, С. Є. Дзеніс // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – Х. : НТУ «ХПІ», 2018. – № 5 (1281). – С. 04–13. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

Численно-полевой анализ эффективности эксцентриситета зазора под главными полюсами в двигателе постоянного тока с последовательным возбуждением / В. И. Милых, С. Е. Дзенис // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – Х. : НТУ «ХПІ», 2018. – № 5 (1281). – С. 04–13. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

A numerical-field analysis of the eccentricity efficiency of the gap under the main poles in a DC motor with series excitation / V. I. Milykh, S. E. Dzenis // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – Kharkiv : NTU "KhPI", 2018. – No. 5 (1281). – P. 04–13. – Bibliogr.: 10. – ISSN 2409-9295.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Мільх Володимир Іванович, доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», завідувач кафедри електричних машин, тел. (057)707-65-14; e-mail: mvikemkpi@gmail.com.

Милых Владимир Иванович, доктор технических наук, профессор, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», заведующий кафедрой электрических машин, тел. (057)707-65-14; e-mail: mvikemkpi@gmail.com.

Milykh Vladimir Ivanovich, Doctor of Technical Sciences, Full Professor, National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», Chair of the Department of Electrical machines, tel. +38 (057) 707-65-14; e-mail: mvikemkpi@gmail.com.

Дзеніс Сергій Євгенович, ПАТ «Електромашина» (Харків), начальник Спеціального конструкторського бюро, тел. 0506328429, e-mail: sergii.dzenis@gmail.com.

Дзенис Сергей Евгеньевич, ПАО «Электромашина» (Харьков), начальник Специального конструкторского бюро, тел. 0506328429, e-mail: sergii.dzenis@gmail.com.

Dzenis Sergey Evgenievich, PJSC Electromashina (Kharkov), Head of the Special Design Bureau, tel. 0506328429, e-mail: sergii.dzenis@gmail.com.